

임의의 성형조건을 갖는 박판의 평면변형을 해석

금영탁* · 이승열* · Wagoner, R. H.**

Plane Strain Analysis of Sheet Metal with Arbitrary Forming Conditions

Y. T. Keum*, S. Y. Lee* and R. H. Wagoner**

ABSTRACT

The plane strain analysis for simulating the stretch/draw forming operation with an arbitrarily-shaped tool profile is introduced. An implicit, incremental, updated Lagrangian formulation with a rigid-viscoplastic constitutive equation is employed. Contact and friction are considered through the mesh-normal, which compatibly describes arbitrary tool surfaces and FEM meshes without depending on the explicit spatial derivatives of tool surfaces. The linear line elements are used for depicting the formed sheet, based on membrane approximation.

The FEM formulation is tested in the sections of automotive inner panel and two-side draw-in. Not only the excellent agreement between measured and computed strains is obtained in the stretched section, but also the numerical stability of formulation is verified in the draw-in section.

Key Words : finite element method, sheet metal forming analysis, rigid-viscoplastic constitutive equation, membrane deformation theory, plane-strain line element, arbitrary forming condition, reverse drawing

기호설명

Δu^* : 시도변위 증분

Δu : 미소시간 동안의 변위증분

δu : 수정변위 증분

F_i : 내부 저항력 벡터

F_e : 접촉력 벡터

F_d : 최대 드로우비드 저항력

Γ : 접촉력 방향 벡터

ϵ_i : 주변형률

$\bar{\epsilon}$: 유효변형률

$\dot{\bar{\epsilon}}$: 유효변형률 속도

$\bar{\epsilon}_0$: $t=t_0$ 에서 유효변형률

$\Delta \bar{\epsilon}$: 유효변형률 증분

σ_i : 주응력

$\bar{\sigma}$: 유효응력

K : 강성행렬

M : Hill의 항복함수 파라미터

r : 수직 이방성 계수

μ : 마찰계수

n : 단위 법선벡터

t : 단위 접선벡터

t_0 : 현단계의 시간

t : 시간

* 한국과학기술연구원 CAD/CAM 연구실

** 미국 오하이오주립대학교 금속공학과

1. 서 론

판재의 성형공정은 오늘날 가장 널리 사용되는 소성가공 분야중의 하나이다. 판재성형의 성패를 좌우하는 요소는 금형형상, 프레스 작업조건(윤활, 편치속도, 박판 구속상태 등) 및 재료 등급 등이 있다. 이들중 재료등급은, 성형품 생산자가 원가절감 측면에서 저등급의 재료를 요구하는 반면, 박판 생산자는 고등급의 재료를 생산하는데 제한이 있어 조정에 한계가 있다. 따라서 금형형상이나 프레스 작업조건을 최적화하는 것이 선행되어야 한다.

최근 금형개발에 소요되는 시간과 비용을 줄이기 위하여, 성형공정의 유한요소 해석에 근거를 두고 금형설계를 수정하는 컴퓨터를 이용한 금형개발 시스템이 자동차 회사들에 의하여 도입되고 있다. 유한요소법을 이용한 박판의 성형 공정 해석은 공정중 박판의 변형된 모양, 성형 부하, 변형률, 응력분포 그리고 성형조건 등을 예측할 수 있다. 유한요소 해석은 금형의 도형 정보, 박판의 물성치, 편치운동, 마찰상태, 그리고 판재의 유한요소 정보를 입력 파라미터로 한다. 해석결과에 따라 금형도형을 수정하거나 작업조건을 변경하고 경우에 따라서 재료의 등급을 조정한다.

대부분의 박판 성형해석은 3차원적으로 이루어져야 한다. 그러나, 3차원 해석은 계산시간이 방대하고 경계조건을 정하기 어려울 뿐만 아니라 금형도형 데이터를 준비하기가 까다롭다^[1-2]. 한편, 평면변형률(plane strain) 상태의 단면성형해석은 금형설계를 신속하고 안정되게 평가하며 해석결과를 쉽게 분석할 수 있는 장점이 있다. 금형설계의 평가에 단면 성형해석이 좋은 지침이 된다는 것을 Wagoner와 Keeler가 예증하였다^[3-4].

Frey와 Wenner^[5] 현장 엔지니어를 위하여 LINEFORM 이라는 탄소성 박막 유한요소 프로그램을 개발하였으나 탄성반응을 포착하기 위하여 상당한 계산시간을 사용한다. Oh와

Kobayashi^[6], Wang과 Tang^[7], 그리고 Lee와 Choudhry^[8-9]도 단순도형의 스트레치/드로우 공정에서 굽힘효과를 고려하기 위하여 많은 계산비용을 투자하였다. 한편, 전기찬 등은^[10] 성형에너지 최소화 기법으로 성형난이도 평가시스템을 구축하였으며, 양동렬 등은^[11] 2차원 강소성 유한요소법으로 수식화하고 참고문헌^[10]의 문제를 통하여 수식화의 타당성을 입증하였다.

임의의 성형조건으로 변형하는 박판재를 시뮬레이션하기 위하여 이용된 가정들을 열거하면 다음과 같다. 첫째로, 탄성변형을 무시하고 성형속도를 감안하는 강·점소성(rigid-viscoplastic) 재료를 모델로 하였다. 둘째로, 박막 이론(membrane theory)이 이용되고, 박판 면에 수직인 방향의 응력이 없는 평면응력(plane stress) 상태를 가정하였다. 셋째로, 수정된 쿨롬 마찰법칙(modified Coulomb friction law)을 사용하여 박판과 금형간의 마찰현상을 기술하였다. 박판과 금형의 접촉점에서 접선변위가 작아짐에 따라 마찰력이 점진적으로 사라지도록 작은 접선변위역에서 쌍곡선 함수가 이용되었다. 넷째로, 박판은 수직 이방성(normal anisotropy)을 갖는다. 이러한 성질은 항복면을 통하여 수직 이방성 계수(r)와 Hill의 항복함수 파라미터(M)로 반영된다. 다섯째, 박판이 소성 변형을 하는 동안 항복함수는 등방성으로 변한다. 여섯째, 시간분할과 부합되는 소성증분이론(incremental deformation theory)이 사용되었다. 이 가정은 미소시간 동안 이루어진 소성일을 최소로 하는 소성경로를 지정하여 종래의 흐름이론(flow theory)을 수정한다. 이 소성변형 경로의 선정으로 유효변형률 증분은 변형률 증분만의 함수로 표현할 수 있다. 따라서, 응력은 변위 증분량만의 함수가 된다. 끝으로, 단위 폭의 띠(strip)가 폭 방향으로 변형을 하지 않고 길이 방향으로만 스트레칭되는 평면변형 상태의 선형 선요소(linear line element)를 사용한다.

본 연구에서 임의의 조건으로 성형되는 박판의 성형공정을 신속히 시뮬레이션하기 위한 유

한요소법을 개발하고 자동차 내부판넬의 성형 단면을 수치해석하여 측정치와 비교한다. 또한, 개발된 프로그램의 수치해석 안정성을 점검하기 위하여 역 드로우잉이 발생하는 임의의 조건하의 금형단면을 해석한다.

2. 소성구성 방정식

2. 1. 항복조건

수직 이방성을 고려한 재료의 거동을 예측하기 위하여 Hill의 새로운 항복이론^[12]을 도입하면 응력장의 항복조건식은 다음과 같이 표시된다.

$$\bar{\sigma} = C_1[|\sigma_1 + \sigma_2|^M + C_2|\sigma_1 - \sigma_2|^M]^{\frac{1}{M}} \quad \dots\dots (1)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력, σ_1, σ_2 는 주응력이고, $C_1 = [2(1+r)]^{\frac{1}{M}}$, $C_2 = 1+2r$ 이다. 본 연구의 유한요소 방정식에 항복조건을 도입하기 위하여 응력장의 항복조건식을 변형률 속도장의 항복조건식으로 아래와 같이 변환시킨다. 식 (1)을 항복면의 수직성 원리^[13]와 소성일의 등가법칙^[14]을 이용하여 변형률 속도장의 항복조건식으로 변환시키면 다음과 같다.

$$\dot{\bar{\epsilon}} = D_1 \{ |\dot{\epsilon}_1 + \dot{\epsilon}_2|^{\frac{1}{M-1}} + D_2 \{ |\dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_2|^{\frac{1}{M-1}} \}^{\frac{M-1}{M}} \}^{\frac{M}{M-1}} \quad \dots\dots (2)$$

여기서, $D_1 = \frac{1}{2}[2(1+r)]^{\frac{1}{M}}$ 이고, $D_2 = [1+2r]^{\frac{1}{M-1}}$ 이다.

평면변형률($\dot{\epsilon}_2 = 0, \dot{\epsilon}_1 = -\dot{\epsilon}_3$)로 가정하면 식 (2)는 다음과 같이 표시된다.

$$\dot{\bar{\epsilon}} = D_1(D_2+1)^{\frac{M-1}{M}} |\dot{\epsilon}_1|^{\frac{M}{M-1}} \quad \dots\dots (3)$$

2. 2. 변형경화

본 연구에서 사용된 변형경화 법칙은 등방성 경화로 가정되며, 실험치로부터 결정되는 대표적인 응력-변형률 관계식으로서 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n (\dot{\bar{\epsilon}} / \dot{\gamma})^m \quad \dots\dots (4)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 와 $\bar{\epsilon} (= \int \dot{\bar{\epsilon}} dt)$ 는 유효응력과 유효 변형률이고, K, n, m 는 각각 강도계수, 가공경화 지수와 변형률 속도 민감도 지수이다. 또한 $\dot{\gamma}$ 는 기본 변형률속도(base strain rate)이고, ϵ_0 는 이전 변형률(pre-strain)이다.

3. 유한요소 수식화

3. 1. 평형 방정식

평형 방정식은 가상일의 원리(principle of virtual work)로부터 유도된다. 최소에너지 경로^[2]를 따라 미소시간 Δt 동안 이루어진 소성일량 ΔW_p 는 다음과 같다.

$$\Delta W_p = \int_{V_0} \int_{\bar{\epsilon}_0}^{\bar{\epsilon}_0 + \Delta \bar{\epsilon}} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}) d\bar{\epsilon} dV_0 \quad \dots\dots (5)$$

여기서, $\bar{\epsilon}_0$ 는 t_0 에서 유효변형률이고, $\Delta \bar{\epsilon}$ 는 미소한 시간 Δt 동안 증가한 유효변형률 증분으로 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta \bar{\epsilon} = \int_{t_0}^{t_0 + \Delta t} \dot{\bar{\epsilon}} dt \quad \dots\dots (6)$$

한편, 식 (3)을 사용하고 수직 이방성 박막이론에 Damamme 이론^[15]을 일반화 하면^[2] 유효변형률 증분은 식 (6)으로부터 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta \bar{\epsilon} = D_1(D_2+1)^{\frac{M-1}{M}} |\Delta \epsilon_1| \quad \dots\dots (7)$$

식 (5)를 가상일의 원리에 적용하고 절점의 가상 변위값은 공간좌표 파라메타의 함수가 아님을 고려할 때 평형 방정식이 다음과 같이 유도된다^[16-21].

$$F_i(\Delta u) = F_e(\Delta u) \quad \dots\dots (8)$$

여기서, F_i 는 소성변형에 대한 내부저항력이고, F_e 는 금형과의 접촉에 의한 외부접촉력이다.

3. 2. 유한요소 식

테일러(Taylor) 급수로 식 (8)을 전개하고 선형화를 위하여 2차 이상의 미분항들을 무시하면, 다음과 같은 뉴턴랩슨(Newton-Raphson)

방정식을 얻을 수 있다^[16].

$$\mathbf{K} \cdot \delta \mathbf{u} = \mathbf{F}_e - \mathbf{F}_i \quad \dots\dots (9)$$

여기서, \mathbf{K} 는 시도 변위증분 ($\Delta \mathbf{u}^*$)으로 표현되는 강성행렬로서 다음과 같이 표현된다.

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_i - \mathbf{K}_e = \left(\frac{\partial \mathbf{F}_i}{\partial \Delta \mathbf{u}} - \frac{\partial \mathbf{F}_e}{\partial \Delta \mathbf{u}} \right) \Big|_{\Delta \mathbf{u}^*} \quad \dots\dots (10)$$

식 (10)에서 $\delta \mathbf{u}$ 는 평형상태에서 "0"인 값을 갖는 수정변위 증분 벡타이고, \mathbf{F}_i 는 식 (5)로부터 다음과 같이 유도된다.

$$\mathbf{F}_i = \int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}} \Big|_{\Delta \mathbf{u} = \Delta \mathbf{u}^*} dV_0 \quad \dots\dots (11)$$

식 (11)을 변위증분 $\Delta \mathbf{u}$ 에 관하여 미분하면 \mathbf{F}_i 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_i &= \frac{\partial \mathbf{F}_i}{\partial \Delta \mathbf{u}} \Big|_{\Delta \mathbf{u} = \Delta \mathbf{u}^*} \\ &= \int_{V_0} \left[\bar{\sigma} \frac{\partial^2 \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}^2} + \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}} + \frac{1}{\Delta t} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}} \right) \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}} \cdot \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}} \right] \Big|_{\Delta \mathbf{u} = \Delta \mathbf{u}^*} dV_0 \quad \dots\dots (12) \end{aligned}$$

여기서, $\bar{\sigma}$, $\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}}$ 및 $\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}}$ 는 항복조건, 유동법칙 및 경화법칙으로부터 계산된다. $\frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}}$ 와 $\frac{\partial^2 \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta \mathbf{u}^2}$ 는 식(7)의 $\Delta \bar{\epsilon}$ 를 유한 선요소의 절점좌표로 표시하고 Fig. 1에서 보는 바와 같이 선요소가

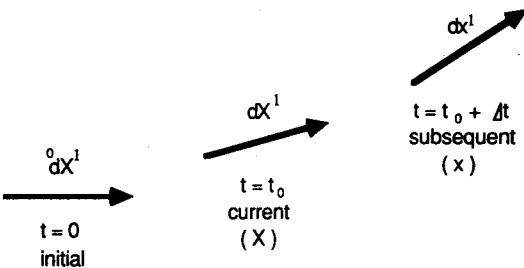


Fig. 1. Definition of convected material vectors at times t_0 and $t_0 + \Delta t$ for line element.

$t=t_0$ 에서 $t=t_0 + \Delta t$ 로 변형될 때 발생하는 변위증분 $\Delta \mathbf{u}$ 에 관하여 미분함으로써 얻어진다^{[16],[20]}.

또한, \mathbf{F}_e 는 금형과 접촉되는 절점에서 쿠름 마찰력에 의한 외력으로 다음과 같이 표현된다.

$$\mathbf{F}_e = F_n (\mu \cdot \phi(\Delta \mathbf{u}_t) \cdot \mathbf{t} + \mathbf{n}) \Big|_{\Delta \mathbf{u} = \Delta \mathbf{u}^*} \quad \dots\dots (13)$$

여기서, F_n 과 μ 는 각각 접촉력의 수직성분과 마찰계수이고, \mathbf{t} 와 \mathbf{n} 은 금형과 박판이 접촉되는 절점에서 접선벡타 및 수직벡타이다. 식 (12)에서 ϕ 는 편치운동에 대한 절점의 상대변위($\Delta \mathbf{u}_t$)로 기술되는 함수이다^[16].

따라서, 식 (10)의 \mathbf{K}_e 는 식 (13)을 사용하여 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_e &= \frac{\partial \mathbf{F}_e}{\partial \Delta \mathbf{u}} \Big|_{\Delta \mathbf{u}^*} \\ &= [\mu \{ \frac{\partial \phi(\Delta \mathbf{u}_t)}{\partial \Delta \mathbf{u}} \mathbf{t} + \phi(\Delta \mathbf{u}_t) \frac{\partial \mathbf{t}}{\partial \Delta \mathbf{u}} \} + \frac{\partial \mathbf{n}}{\partial \Delta \mathbf{u}}] F_n \Big|_{\Delta \mathbf{u}^*} + \{ \mu \phi(\Delta \mathbf{u}_t) \mathbf{t} + \mathbf{n} \} \frac{\partial F_n}{\partial \Delta \mathbf{u}} \Big|_{\Delta \mathbf{u}^*} \quad \dots\dots (14) \end{aligned}$$

식 (13)과 식 (14)에서 단위 수직벡터 \mathbf{n} 과 단위 접선벡터 \mathbf{t} 는 유한 선요소의 절점위치로부터 다음과 같이 정의된다^{[16],[20]}.

$$\mathbf{n} = \frac{\alpha}{ZN} \begin{bmatrix} Z_x \\ -1 \end{bmatrix}; \quad ZN = \sqrt{Z_x^2 + 1} \quad \dots\dots (15)$$

$$\mathbf{t} = \frac{1}{ZN} \begin{bmatrix} 1 \\ Z_x \end{bmatrix} \quad \dots\dots (16)$$

여기서, α 는 다이에 대하여는 +1 이고 편치에 대하여는 -1로 정의되며, Z_x 는 접촉절점에서 경사를 의미한다. 절점의 변위증분에 관한 수직 벡터와 접선벡터의 미분치 $\frac{\partial \mathbf{n}}{\partial \Delta \mathbf{u}}$ 와 $\frac{\partial \mathbf{t}}{\partial \Delta \mathbf{u}}$ 는 식 (15)와 식 (16)으로부터 계산된다^{[16],[20]}.

3.3 마찰접촉 알고리즘

시도해로 부터 얻어지는 절점들의 위치는 금형내부에 위치하기도 한다. 이러한 절점들은 수치해석 과정에서 금형표면에 위치하도록 투사되어야 한다. 금형내부에 침투된 절점들의 위치를 금형표면으로 투사시키기 위하여 박판의 유한요소 수직벡터(mesh-normal vector)와 금형표면과의 교점을 구한다. 접촉절점에서 박판의 유한요소에 수직인 단위벡터 $\mathbf{n}_0 = [n_x, n_z]^T$ 를 구하고 다음과 같은 비선형 방정식으로부터 길이 파라미터 t 를 풀면 투사되는 점의 좌표를, $(t \cdot n_x, t \cdot n_z)$, 발견할 수 있다. 즉,

$$S(t \cdot n_x) - t \cdot n_z = 0 \quad \dots\dots (17)$$

여기서, $S(x)$ 는 금형표면을 함수로 혹은 수치적으로 표시하는 방정식이다.

시간 $t + \Delta t$ 에서 편치표면에 위치한 절점은 접선방향으로 움직이는 구속조건을 갖는다. 접선방향은 접촉절점에서 경사를 의미하는 Z_x 와 관계된다. 따라서, 접촉절점에서 수정변위 증분 $\delta \mathbf{u} = [\delta u_x, \delta u_z]^T$ 의 구속은 다음과 같이 표현된다.

$$\delta u_z = Z_x \cdot \delta u_x \quad \dots\dots (18)$$

접촉력 방향 $\Gamma = \mu \phi \mathbf{t} + \mathbf{n}$ 의 단위벡터 성분을 $[\Gamma_1, \Gamma_3]^T$ 라 하면, 접촉절점에서 유한요소 평형방정식은 다음과 같은 과정으로 부터 유도된다. Fig.2와 같이 \mathbf{a} 가 Γ 의 수직벡터이라면

$$\mathbf{F}_i \cdot \mathbf{a} = 0 \quad \dots\dots (19)$$

\mathbf{a} 의 정의로 부터 $\Gamma \cdot \mathbf{a} = 0$ 이기 때문에 \mathbf{a} 는 가능한 모든 x 에 대하여 Γ 성분으로 다음과 같이 표시된다.

$$\mathbf{a} = x[1, -\Gamma_1/\Gamma_3]^T \quad \dots\dots (20)$$

$\mathbf{F}_i = [F_x, F_z]^T$ 를 감안하면, 식 (19)와 식 (20)으로부터 다음과 같은 스칼라 식이 구해진다.

$$\Gamma_3 \cdot F_x - \Gamma_1 \cdot F_z = 0 \quad \dots\dots (21)$$

따라서, 접촉 조건식인 식 (19)는 식 (21)로 재

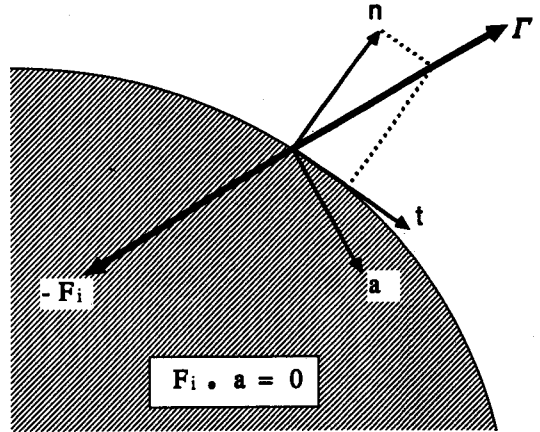


Fig.2. Vectorial representation of frictional contact algorithm.

현된다.

3.4 드로우인 해석

드로우인을 시뮬레이션하기 위하여 다음과 같은 수치적 모델을 정의하였다.

$$\begin{aligned} F_i < F_d &\Rightarrow \text{스트레치} \\ F_i = F_d &\Rightarrow \text{드로우인} \end{aligned} \quad \dots\dots (22)$$

드로우비드(drawbead) 위치에서 고정된 절점의 내부 저항력(F_i)이 지정된 드로우비드 저항력(F_d)에 도달되기 전에는 박판은 스트레치 상태로 소성변형되고, 내부저항력이 지정된 드로우비드 저항력에 일단 도달하면 드로우비드 위치에 고정된 절점은 구속상태에서 자유조건으로 바뀌고 일정한 드로우비드 저항력이 계속 유지된다. 이로서, 박판재료는 일정한 드로우비드 저항력을 유지하면서 다이 공간으로 유입될 수 있고, 드로우비드에 위치한 유한요소 절점의 내부 저항력이 지정된 드로우비드 저항력 보다 작아지면 박판은 스트레치 상태로 환원된다. 따라서, 드로우비드 저항력은 $F_i < F_d$ 일 때 F_i 이고, $F_i \geq F_d$ 일 때 F_d 이다.

4. 수치해석

4. 1. 자동차 패널의 스트레치 단면

유한요소 수식화의 타당성을 검증하고 임의 형상으로 성형되는 박판에 적용할 수 있는지를 검토하기 위하여 자동차 후드(hood) 내부판넬의 스트레치 단면을 채취하여 개발된 프로그램으로 시뮬레이션하였다. 성형단면의 수학적 표현을 위해 디지털 데이터를 조정점으로 한 미션법이 이용되었다. 해석된 변형율 분포도는 두께 방향의 공칭 변형율의 백분율로 표시하였다. 또한, 유한요소 해석결과를 실제 측정치와 비교하기 위하여 성형된 판넬의 두께가 측정되고 두께 방향의 공칭 변형율이 계산되었다. 수치해석에서 사용된 박강판의 기계적 성질은 다음과 같다.^[22]

- 수직이방성 계수 : $r = 1.46$
- 마찰계수 : $\mu = 0.09$
- 항복함수 파라미터 : $M = 2.0$
- 박판두께 : $t = 0.64 \text{ mm}$
- 응력-변형율 : $\bar{\sigma} = 503(\bar{\epsilon} + 0.004)^{0.2}$ (MPa)

유한요소법으로 해석하기 위하여, 박판모델은 스트레칭이 발생하도록 양단에 고정된 경계조건을 부여하고 해석하였다. Fig. 3은 해석에 사용된 금형도형과 중간(펀치 진행거리 P.T. = 6.75 mm) 및 최종(펀치 진행거리 P.T. = 15.836 mm) 성형단계에서 판재의 변형된 형상을 보여 준다. Fig. 4는 판재 두께방향 공칭 변형율의 백분율(thinning)을 판재의 최초 위치에 따라 표시한 것이다. 측정된 변형율은 작은 원으로 표시하였다.

해석결과는 판재의 최초 위치로 16 mm 부근에서 최대값 15.8 % 를 보였다. 해석결과는 최대 변형율에서 측정치 보다 약간 높게 평가 되었으며, 그외에는 측정치와 매우 잘 일치한다. 따라서 개발된 프로그램은 단면의 성형해석을 비교적 정확하게 시뮬레이션하므로 해석에 도

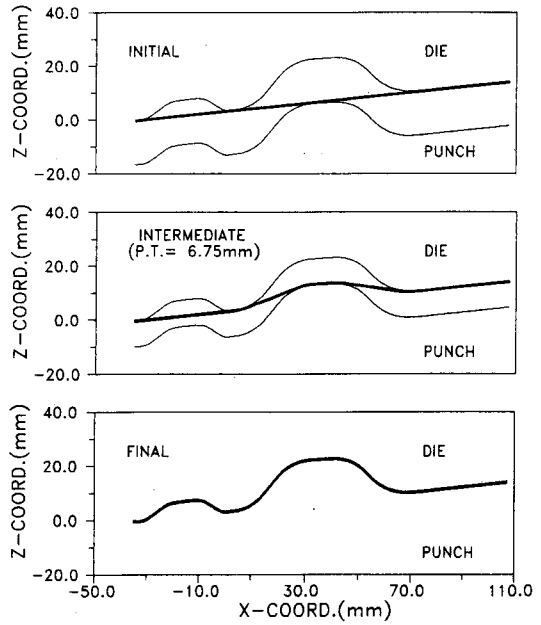


Fig. 3. Tooling and deformed geometries of an automotive inner panel section.

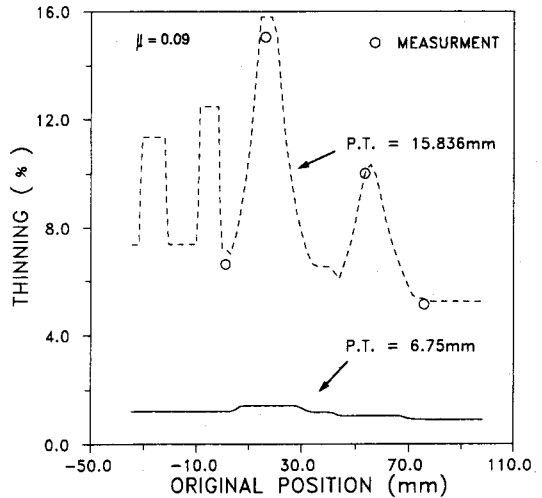


Fig. 4. Comparison of thinnings between FEM result and measurement in the section shown in Fig. 3.

입된 유한요소 수식화가 타당하다는 것을 알 수 있다.

4. 2. 역 드로우잉을 갖는 스트레치/ 드로우인 단면

수치해석의 안정성을 검토하기 위하여 성형 공정중에 역 드로우잉(reverse drawing)이 발생되고, 소성유동이 역전되어 마찰의 작용방향이 변화되므로 마찰조건이 불규칙한 임의의 성형조건을 갖는 단면을 시뮬레이션하였다. Fig. 5는 해석에 사용된 금형도형과 중간(펀치 진행거리 P.T.=27 mm) 및 최종(펀치 진행거리 P.T.=30.6 mm) 성형단계에서 판재의 변형된 형상을 보여준다. 드로우비드 저항력은 성형중에 드로우인이 발생되도록 좌우측에 각각 216 N/mm와 220 N/mm로 하였다. 사용된 재료는 임의의 형상을 갖는 스트레치 단면 해석의 재료와 같다. 마찰계수는 가혹한 마찰조건을 시뮬레이션하기 위하여 $\mu=0.3$ 으로 가정하였다.

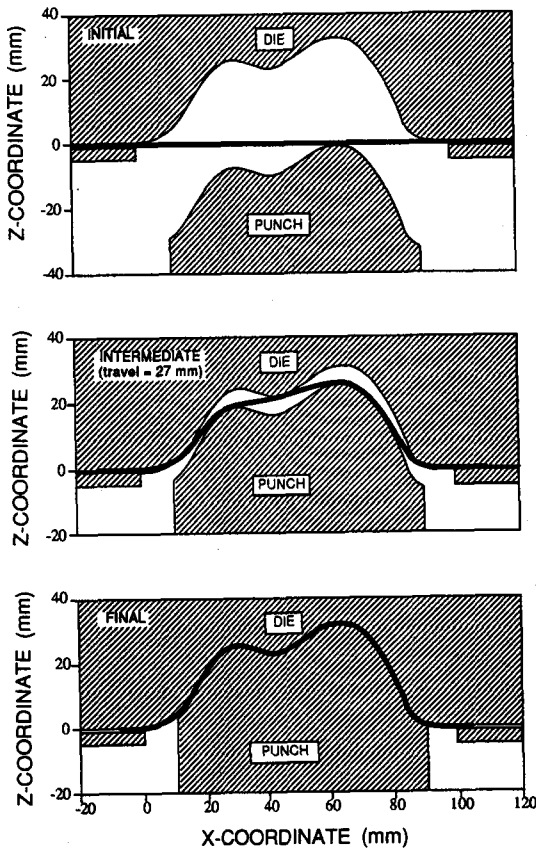


Fig. 5. Tooling and deformed geometries of a reverse drawing section.

펀치가 25.4 mm 진행되었을 때 판재가 다이 중심부에 접촉을 시작하고 접촉후에 펀치의 양쪽 봉우리 내부에 있는 판재가 다이 중심부를 기준으로 외향유동에서 내향유동으로 소성유동이 역전되는 역 드로우잉 현상이 발생된다.

Fig. 6은 중간 및 최종 성형단계에서 해석된 결과로 판재의 초기 위치에 따른 변형을 분포를 나타낸 것이다. 여기서 표시된 변형율은 인장방향의 변형율(true strain) 이다. 펀치가 29 mm 진행된 후에는 우측단이 완전히 구속되어 최대 변형율은 급속히 증가하였다. 펀치진행이 30.6 mm일 때 성형은 완료되었으며, 판재의 최초 위치로 85 mm 부근에서 최대 변형율 0.29를 보였다. 불규칙한 마찰조건을 갖는 성형은 수치해석이 어려운 것으로 알려져 있으나, 위에서 보는 바와 같이 개발된 유한요소 프로그램은 이러한 모델을 해석할 수 있었다. 따라서 개발된 프로그램의 수치해석 안정성이 확인되었다.

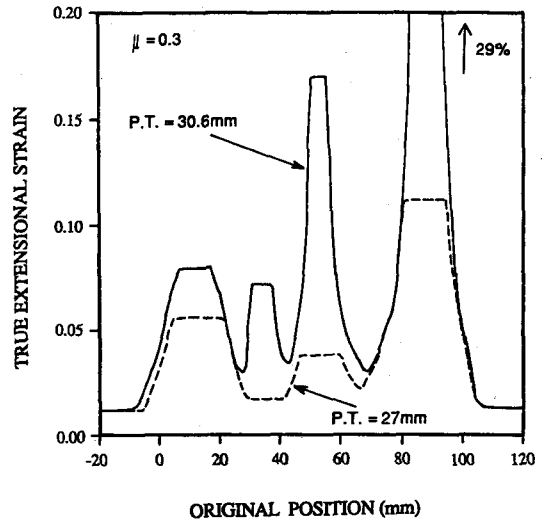


Fig. 6. Strain distributions at the punch travels shown in Fig. 5.

5. 결 론

박막이론에 의한 평면변형 상태의 선형 선요소를 사용하고 강·점소성 재료의 수직 이방성을 고려하여 개발된 유한요소 프로그램으로 임의

의 형상을 갖는 자동차 금형단면의 스트레칭 해석과 성형중에 역 드로우잉 현상을 보이는 임의의 성형 조건을 갖는 스트레치/드로우인 단면의 해석이 수행되었다. 이들 해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 해석결과와 측정치가 비교적 잘 일치하여 개발된 유한요소 수식화의 타당성이 검증되었다.

(2) 불규칙한 마찰조건 때문에 해석이 힘든 역 드로우잉 현상을 성공적으로 시뮬레이션하고 개발된 프로그램의 수치해석 안정성을 확인하였다.

(3) 금형개발 과정에서 소요되는 시행착오를 줄이는데 개발된 유한요소 프로그램이 효과적으로 이용될 수 있다.

앞으로, 굽힘과 찌름의 영향을 고려하여 곡률반경이 작은 부분에서 성형시 발생하는 국부적인 변형을 예측할 수 있고 면내 이방성을 고려하여 각 방향별로 변형을 예측할 수 있는 수치해석 이론이 연구되어야 할 것이다.

6. 참고문헌

1. Wang, N.-M., "A Rigid-Plastic Rate-Sensitive Finite Element Method for Modeling Sheet Metal Forming Processes", *Proc. Numerical Analysis of Forming Processes*, J.F.T. Pittsman et al. eds., John Wiley & Sons, 1984, pp.117-164.
2. Germain, Y., Chung, K., and Wagoner, R. H., "A Rigid-visco-plastic Finite Element Program for Sheet Metal Forming Analysis", *Int. J. Mech. Sci.*, 31-1, 1989, pp. 1-24.
3. Wang, C.T., and Wagoner, R.H., "*Finite Element Analysis and Experimental Investigation of Square Punch Stretching and Draw-in Processes*", Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University, Report No.ERC /Nsm-90-05, 1990.
4. Stine, P.A., and Keeler, S.P., "Sheet Metal Formability - Comparisons between Computer Modeling and Production Case Histories", *Recent Developments in Autobody Stamping Technology*, SAE/SP-90/825, SAE 900276, SAE inc., 1990.
5. Frey, W.H. and Wenner, M.L., "Development and Applications of a One-Dimensional Finite Element Code for Sheet Metal Forming Analysis", GMR-5982, General Motors Research Laboratories; *Interdisciplinary Issues in Materials Processing and Manufacturing*, S. Samanta et al. eds., 1987.
6. Oh, S.I. and Kobayashi, S., "Finite Element Analysis of Plane Strain Sheet Bending", *Int. J. Mech. Sci.*, 22, 1980, pp.583-594.
7. Wang, N.M. and Tang, S.C., "Analysis of Bending Effects in Sheet Forming Operations", *Proc. NUMIFORM '86*, K.Mattiasson et. al. eds, Rotterdam, 1986, pp. 71-76.
8. Lee, J.K. Choudhry, S. Hambrecht, J. and Wagoner, R.H., "Plane Strain and Axisymmetric Finite Element Investigation of Sheet Metal Forming Processes", *Proc. 3rd Int. Conf. Tech. Plasticity, 1990*.
9. Choudhry, S. and Lee, J.K., "Numerical Simulation of Thin Sheet Metal Forming Processes Including Bending Effects", *Proc. Micro. Devel. Cont. Mat. Proc.*, ASME/WAM, San-Francisco, California, 1989.
10. 전기찬 · 유동진 · 이정우, "차체 판넬 프레스 성형 공정의 평면변형 해석", 대한 기계학회 추계학술대회, 1989.
11. 양동렬 · 정완진 · 송인섭, "2차원 강소성 유

- 한요소법에 의한 자동차 박판 성형품의 변형 해석에 관한 연구”, KMC 보고서, 한국과학기술원, 1990.
12. Hill, R., “Theoretical Plasticity of Textured Aggregates”, *Math. Proc. Camb. Phil. Soc.*, 85, 1979, PP179-191.
 13. Drucker, D.C., 1951, “A More Fundamental Approach to Plastic Stress-Strain Relations”, *ASME, Proc. 1st U.S. Nat'l Congress of Appl. Mech.*
 14. Hosford, W.F. and Caddel, R.M., “*Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*”, Prentice-Hall Inc., 1983.
 15. Damamme, G., “Minimum de la Deformation Generalisee d'un Element de Matiere”, Pour les Chemins de Deformation Passant d'un Etat Final Donne, *Comptes Rendus Acad. Sc. Paris*, 287a, 1978, pp. 895.
 6. Keum, Y.T., “*Compatible Description of Tool Surfaces and FEM meshes for Analyzing Sheet Forming Operations in Two- and Three-Dimensions*”, Ph.D. Dissertation, The Ohio State University, 1990.
 7. Keum, Y.T., Nakamachi, E., Wagoner, R. H. and Lee, J.K., “Compatible Description of Tool Surfaces and FEM meshes for Analyzing Sheet Forming Operations”, *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, Vol.30, 1990, pp.1471-1502.
 18. Keum, Y.T., Wang, C.T., Saran, M.J. and Wagoner, R.H., submitted, “Practical Die Design Via Section Analysis”, *Int. J. Mech. Sci.*
 19. Keum, Y.T., Wang, C.T. and Wagoner, R.H., “*SHEET-S (Ver.2.0): Industrial Trials and User's Guide*”, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University, Report No. ERC /NSM-90-09, 1990.
 20. 김영탁 · Wagoner, R.H., “프레스금형 단면의 성형성 평가를 위한 유한요소법”, 대한기계학회논문집, 제 15권 제 4호, 1991, pp. 1108-1122.
 21. 김영탁 · 왕노만, “단면성형해석에 의한 자동차 내부판넬의 설계”, 한국자동차공학회, 12권 6호, 1990, pp.48-59.
 22. Wang, N.-M. and Somaratna, N., “Numerical Simulation of Industrial Sheet Forming Processes”, *Proc. NUMIFORM '89*, E. G. Thompson et. al. eds, Fort Collins, Colorado, 1989, pp.75-84.